

鋼中非金属介在物の組成, 粒径分布, 量の計算機シミュレーション手法の開発と応用

Development and Application of Computer Simulation for Composition, Particle-size Distribution and Amount of Nonmetallic Inclusions

山田 亘⁽¹⁾ 松宮 徹⁽²⁾ 福元 成雄⁽³⁾ 和島 正巳⁽⁴⁾
Wataru YAMADA Tooru MATSUMIYA Shigeo FUKUMOTO Masami WAJIMA
 田中 宏幸⁽⁵⁾
Hiroyuki TANAKA

抄 録

鋼中非金属介在物の組成, 粒度分布及び量を予測するための各種シミュレータを開発した。組成解析では各種平衡解析のほか, 鋼凝固中の溶質マイクロ偏析と残溶鋼中での非金属介在物の平衡析出解析を連成し鑄片中に残存する非金属介在物の組成を予測でき, また粒度分布及び量の解析では, 脱酸プロセスでの反応解析と連成プロセスでの非金属介在物の凝集浮上分離挙動解析を行うことができる。本報では, これらの解析手法の概要とステンレス鋼中の介在物組成制御, オリビン系有害介在物析出条件の検討, 及びタンディッシュにおける Al_2O_3 系介在物の凝集浮上分離挙動の解析へ適用した結果を報告する。

Abstract

Some simulators to forecast the composition of inclusions in steel, their particle-size distribution and their amount, have been developed. In the composition analysis, the composition of nonmetallic inclusions retaining in cast slabs can be forecasted by combining balancing analyses of various kind together with the analysis of micro-segregation of solutes during solidifying of the molten steel and the analysis of balancing precipitation of nonmetallic inclusions in the residual molten steel. In the analyses of the particle distribution and the amount, the reaction in deoxidizing process and the behavior of coagulating and floating separation of the nonmetallic inclusions can be analyzed. In this paper, the outline of methods of these analyses is presented. Also, discussed are the results of application to the composition control of inclusions in stainless steel, the results of study on extracting conditions for detrimental inclusions of an olivine system, and the results of application to the analysis of coagulating and floating separation behavior of Al_2O_3 -system inclusions in tundish.

1. 緒 言

鋼中の非金属介在物は, 薄板における表面疵となったり高強度鋼における耐疲労特性の劣化をもたらす, 更に連続鑄造におけるノズル閉塞をもたらすこと等から, 極力溶鋼の段階で除去する対策が取られている。例えば連鑄のタンディッシュにおいては, 非金属介在物の溶鋼からの分離を促進する目的で, セラミックフィルタや耐火物堰の設置が検討されてきた。しかし, 近年, タンディッシュの形状も複雑化しており, また電磁気力の応用による非金属介在物分離の促進も指向されており, このような状況下でタンディッシュ内での非金属介在物の挙動を定量的, 総合的に把握できるシミュレーションモデルが必要となっていた。一方, スチールコードに代表されるような高炭素高張力鋼においては, 残存する小数の非金属介在物にも敏感であり, その形態制御は重要な課題となる。更に, 近年ますます非金属介在物に対するユーザーからの要求が厳しくなり, 加えて, 更なる高抗張力化が指向されているため, 非金属介在物の

形態制御の重要性はますます大きくなっていくと考えられる。このため, 鋼中介在物の組成を予測し制御する手法開発のニーズも大きくなっていった。

新日本製鐵 先端技術研究所では, スラグ熱力学モデルの開発¹⁾と多元系, 多相間の熱力学平衡計算技術の蓄積²⁾を基礎にして, 炭素鋼における鋼中の非金属介在物組成解析シミュレータを開発した³⁾。このシミュレーション技術によって炭素鋼において, 二次精練後の溶鋼の化学成分値が既知の場合, 鑄造後の鋼中の非金属介在物の組成が定量的に把握できるようになり, 非金属介在物の無害化を目的とした成分設計及び精練処理の最適化の指針を, 計算から予め策定できるようになっている。本研究では, 上記シミュレータの適用範囲をステンレス鋼まで拡張するとともに, 精練処理中の非金属介在物の脱酸過程での生成反応, 精練容器内での凝集・合体反応, スラグ・溶鋼間の反応, フラックス処理におけるフラックス・溶鋼間の反応及び鍋壁への衝突分離や上面での浮上分離反応などの諸反応をモデル化して, 精練処理での最終的な非金属介在物の組成, 粒度分布,

*⁽¹⁾ 技術開発本部 君津技術研究部 主任研究員

*⁽²⁾ 技術開発本部 先端技術研究所 解析科学研究所 部長 Sc.D

*⁽³⁾ 技術開発本部 光技術研究部 主任研究員

*⁽⁴⁾ 技術開発本部 室蘭技術研究部 研究員

(現在 日鉄北海道制御システム㈱)

*⁽⁵⁾ 八幡製鐵所 製鋼部 掛長

量を予測する“脱酸プロセスシミュレータ”の開発を行った。本報では、これらの解析手法の概要とステンレス鋼中の介在物組成制御、オリビン系有害介在物析出条件の検討、及びタンディッシュにおける Al₂O₃系介在物の凝集浮上分離挙動の解析へ適用した結果を報告する。

2. ステンレス鋼铸件中非金属介在物の組成解析⁴⁾

図1は、既報³⁾において炭素鋼凝固中の非金属介在物組成変化を予測するシミュレーションモデルの概要を示したものである。モデルの詳細は省略するが、モデルに用いた基本過程は以下の通りである。

- 1) 凝固中の残溶鋼内は完全混合とし、固相内への溶質拡散を部分的に考慮する。
- 2) 溶鋼中の溶質と非金属介在物は熱力学的平衡が成り立つ。
- 3) 晶出物は固相率に比例して固相に取り込まれ、取り込まれた後は反応に関与しない。

ステンレス鋼のような特殊鋼（高合金鋼）においても図1の基本的取り扱い是有効であるが、ステンレス鋼では、Ni, Crが高濃度で含まれているために、炭素鋼に用いた手法はそのままでは適用できない。これは、凝固中の溶質元素の固液平衡分配係数の変化が無視できず、凝固パスに応じた平衡分配係数の情報がその都度必要となってくるためである。また、もう一つの困難は、ステンレス鋼では、熱力学的基礎物性値も完全には整備されていないことも挙げられる。

Sundmanらは、図2に示すように、温度を細かく刻んで低下させ、各温度での固液平衡を THERMO-CALC⁹⁾によって計算し、残溶鋼中に固体を平衡析出させ、新たに生成した残溶鋼の組成の軌跡を追っていく逐次計算法で合金の凝固パスの計算を行った⁹⁾。この手法は、凝固中の残溶鋼が完全混合し、固相内は溶質の拡散がないと仮定し

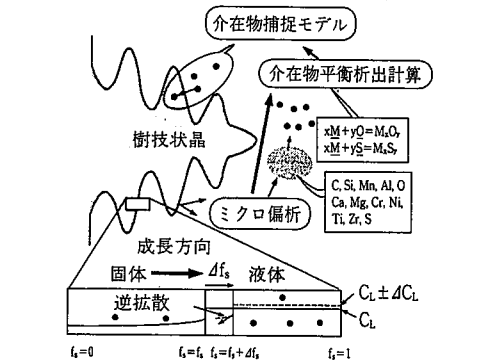


図1 炭素鋼における非金属介在物組成解析モデル³⁾

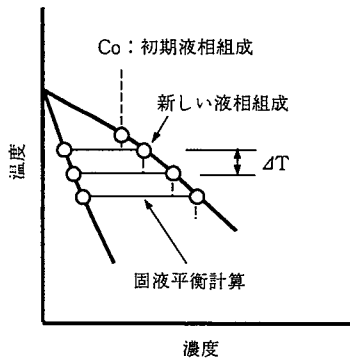


図2 Thermo-Calc を利用した凝固パスの逐次計算法⁹⁾

た場合の Scheil の偏析計算の取り扱い」と同等となる。著者らは Sundman らの手法を改良し、固相内の溶質拡散を Clyne-Kurz モデル⁸⁾に従って取り入れ、ステンレス鋼の凝固パス解析に適用した。このとき入力条件として必要な部分凝固時間 (t_s) は、各固相率ごとに既知の冷却速度 (CR) を用いて(1)式により求めた。

$$t_s (f_s = f_s) = \Delta T / \Delta f_s / CR \quad \dots\dots(1)$$

更に、デンドライトの2次枝間隔 (γ_d) も、冷却速度に基づいて(2)式⁹⁾より計算した。

$$\gamma_d = 111.3 \times CR_{0.45} \quad (\mu m) \quad \dots\dots(2)$$

また合金の熱力学データについては、Cr, Ni等の主要元素とSi, Ca, Oの微量添加元素を同時に考慮するため、Hillertらの副格子モデル¹⁰⁾とPeltonらの拡張希薄溶体近似モデル¹¹⁾を組み合わせ、成分元素の活量計算を行った。非金属介在物の固相への取り込みの取り扱いについては、炭素鋼の場合とは異なる取り扱いを行った。つまり、非金属介在物は残溶鋼中に均一に分散し、固相率の割合に比例して取り込まれるのではなく、有限の大きさを持った塊として存在し、ある臨界の固相率のところで一括して固相に取り込まれるとした。

表1は、上述のモデルを用いて介在物の組成解析を行ったステンレス鋼線材の、化学成分値を示したものである。この鋼種では、線引き時の断線を防ぐため、MgO・Al₂O₃、Al₂O₃等の硬質結晶相の析出を防ぐことと、介在物の低融点化を達成することが課題となっている。図3(a)-(d)に、酸素濃度がそれぞれ40ppm, 80ppm, 100ppm, 150ppmの場合の介在物の組成計算結果を示した。当初本鋼種においては、非金属介在物の量を極力減少させるため、低酸素量操業が指

表1 非金属介在物の組成解析を行った SUS304の化学組成 (wt %)⁴⁾

Cr	Ni	C	Si	Mn	Al
18.3	10.35	0.02	0.5	1.1	0.0015-0.0030
O		Mo	Ca	Mg	
0.0040-0.0150		0.01	0.0005	0.0004	

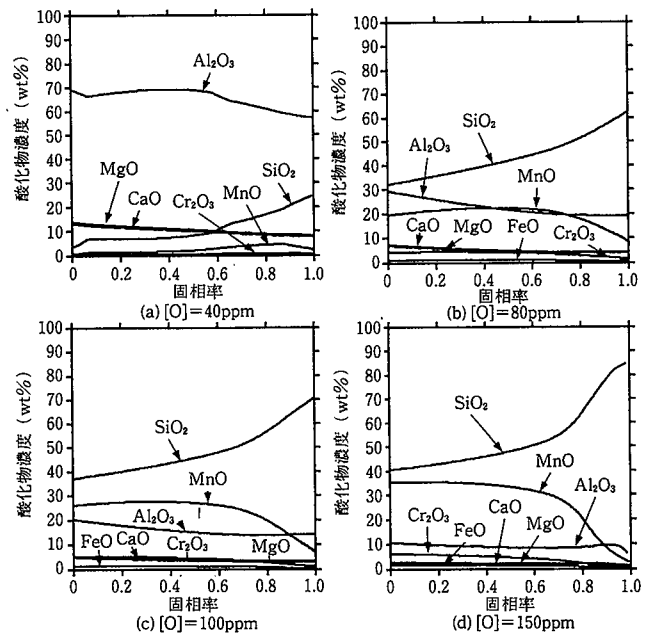


図3 SUS304凝固中の介在物組成変化の計算結果 [O]=(a)40ppm, (b)80ppm, (c)100ppm, (d)150ppm

向されていた (40ppm 相当)。しかし、酸素量が40ppm まで下がると、図3 (a)に見られるように非金属介在物中の Al_2O_3 濃度が大きくなり、 $MgO \cdot Al_2O_3$, Al_2O_3 等の硬質結晶相が容易に析出する可能性が大きい。しかし、酸素濃度が増加するにつれて、 SiO_2 や MnO 等の比較的低位な酸化物の濃度が増加して、非金属介在物の多元系化が達成される結果となった。図4 (a), (b)に Al_2O_3 及び SiO_2 濃度に対する計算結果と鑄片介在物の観察から得た結果の対応関係を示した。 Al_2O_3 濃度、 SiO_2 濃度とも鋼の凝固率が0.5に達したときに介在物が固相に取り込まれるとすると計算と実測が一致することが分かる。そこで図3において $f_s=0.5$ における介在物組成をそれぞれ鑄片の介在物組成として考え、その組成でどの結晶相が析出するかを見るために、状態図計算を行った。その結果を図5 (a)-(d)に示した。40ppmの酸素の場合、鋼中非金属介在物が冷却されていく段階で $MgO \cdot Al_2O_3$ と Al_2O_3 がともに析出するが、その他の場合はそれらの硬質結晶相の析出は見られない。また液相線温度を比較すると、40ppm 酸素の場合には予測されたとおり、スピネル相の高温からの析出により1767°Cと非常に高くなっているが、高酸素濃度の場合も、高融点酸化物である Cr_2O_3 が析出しているために液相線温度はそれほど低下していない。しかし、析出する相の割合は、図5に見られるように、線材圧延加熱炉の代表温度である1200°C-1300°Cで見ると20%以下

に抑えられており、圧延時には十分な加工性を保持していると考えられる。

一方で、酸素量の増加とともに非金属介在物の総量は当然大きくなる。図6は計算から得られた非金属介在物量の、酸素濃度依存性を示している。図より、酸素濃度の増加につれて析出介在物量はほぼ比例して増加することが分かる。以上の結果から考えると、 $MgO \cdot Al_2O_3$ や Al_2O_3 等の硬質結晶相の析出を回避し、更に非金属介在物量を極力抑えるという観点から、酸素濃度として80ppm 程度が最適値であるといえる。この解析の結果は、光製鐵所のステンレス鋼線材の成分設計の考え方に現在活かされている。

3. オリビン系有害非金属介在物の析出限界の評価

Si-Mn 脱酸鋼等の弱脱酸鋼においては、耐火物等から Mg ピックアップがあった場合等に、しばしば有害な硬質のオリビン ($2MgO \cdot SiO_2$) 系介在物が非金属介在物内で析出し、鋼材の機械的特性を劣化させる原因となる。本研究では、オリビン析出が可能となる MgO 臨界濃度を熱力学モデル計算から検討した。

表2に新日本製鐵 室蘭製鐵所においてオリビン析出組成条件を把握するために行った、合成酸化物過熱再現実験の結果を示す¹²⁾。過熱炉内の温度を想定した等温保持及び熱履歴をそのまま適用した実験

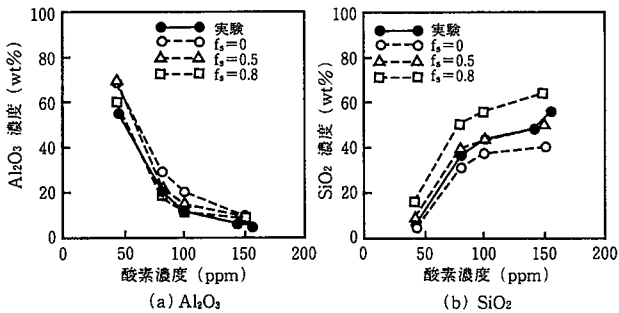


図4 非金属介在物中の (a) Al_2O_3 及び (b) SiO_2 濃度に基づき酸素濃度の影響

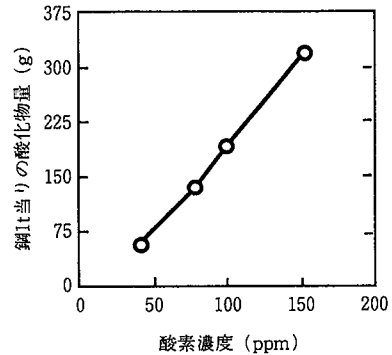


図6 鋼中非金属介在物の量に対する酸素濃度の影響

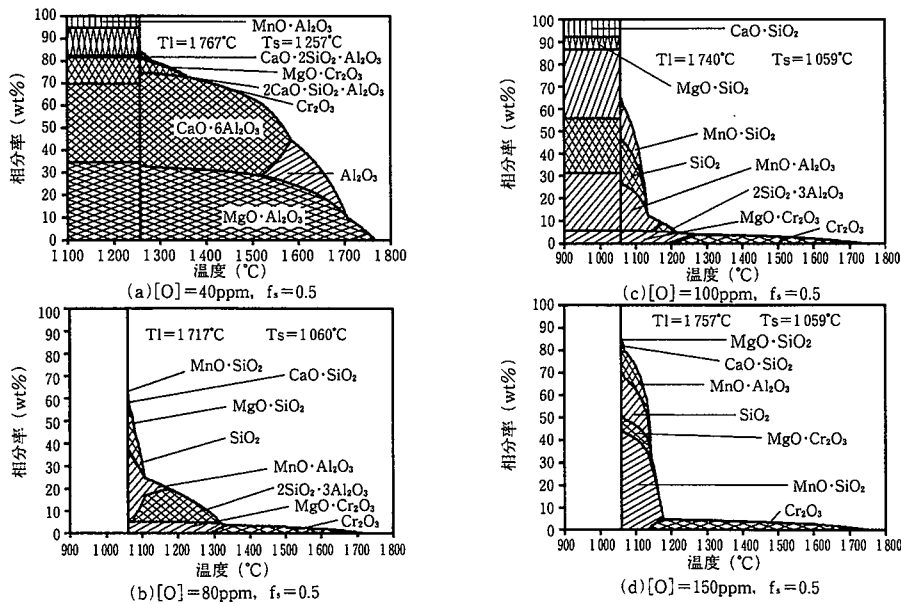


図5 $f_s=0.5$ で鋼に取り込まれた非金属介在物の状態図。[O]=(a)40ppm, (b)80ppm, (c)100ppm, (d)150ppm

の双方において、高MgO酸化物(No.A)内でオリビン結晶の析出が観測された。一方、MgO濃度を11%まで減じた試料(No.B)では、両方の実験ともオリビンは析出しなかった。したがって、MgO濃度11%~16%の間にオリビン析出の臨界値があると結論できる。図7は表2でオリビン析出が確認された組成Aの酸化物の、平衡析出相の温度変化を計算した結果を示す。平衡計算では、オリビンは平衡相としては析出しないことが分かる。一方、図8は表2の3種類の組成を持った酸化物が図9で示すようにガラス状態で過冷却し、オリビン相が析出する駆動力を持ったときに初めて結晶相が析出した準安定相析出計算モデルを用いて、オリビンの析出温度範囲を求めたものである。計算結果は実験結果と良い対応関係を示しており、MgO濃度12%程度がオリビン析出の臨界値という結果となった。この結果は、多元系酸化物のように容易にガラスを形成するものに

表2 オリビンの析出条件を定めた合成介在物加熱実験の結果

介在物	SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	MgO	MnO	等温保持	加熱炉履歴
No.A	52	16	12.3	16	3.7	1200<T<1300で析出	析出有り
No.B	55	17	13	11	4	析出無し	析出無し
No.C	58	18	13.7	6	4.3	実験無し	実験無し

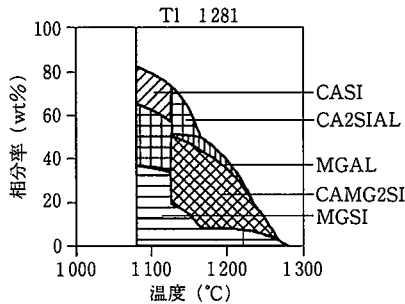


図7 No.A組成の介在物の平衡状態図

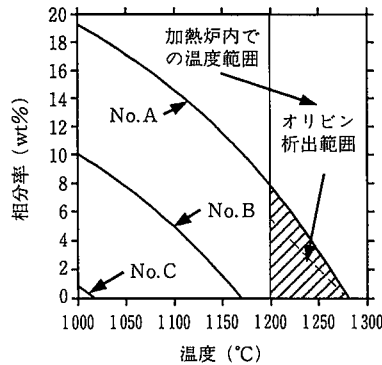


図8 ガラスマトリックスからのオリビンの析出量計算結果

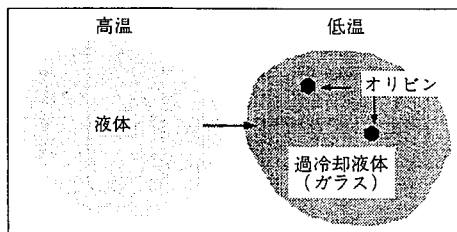


図9 ガラスマトリックスからのオリビン析出の概念図

ついては、結晶相の析出の順序が必ずしも熱力学平衡条件では決まらないことを示している。

表3は、表4に化学組成を示したバネ鋼をベースとして、耐火物からMgが溶鋼での濃度に換算して1ppm及び3ppm溶け出した場合の介在物の化学組成を、熱力学平衡から計算した結果を示している。表の計算結果からも分かるように、耐火物からのMgピックアップはMgO濃度を顕著に増加させ、図10に見られるように、オリビンの析出を顕著に促進することになる。

4. 脱酸プロセスシミュレータの開発と非金属介在物の凝集浮上分離挙動計算

脱酸プロセスシミュレータは図11に概要を示したように、精錬容器あるいはタンディッシュの中をいくつかの空間要素に分割し、各要素の中で、1)溶鋼からの介在物の平衡析出、2)スラグ/溶鋼反応、2)介在物の凝集・合体反応、3)耐火物/溶鋼反応、4)精錬フラックス/溶鋼反応を各時間ステップで計算した後に、介在物の浮上を考慮して各要素間の溶鋼、介在物の移流を計算して収支を取り、この

表3 耐火物からのMgピックアップがあった場合の非金属介在物の化学組成の計算結果(wt%)

No	水準	MgO	SiO ₂	CaO	Al ₂ O ₃	MnO
No.1	ベース	10.9	38.9	23.0	23.0	4.2
No.2	1ppmピックアップ	17.9	38.8	25.1	23.2	0.0
No.3	3ppmピックアップ	26.7	24.1	22.5	26.6	0.1

表4 ばね鋼の化学組成(wt%)

C	Si	Mn	P	S	Al	T.O
0.58	1.35	0.70	0.015	0.005	0.001	0.0025

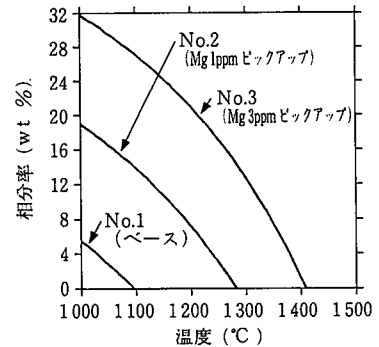


図10 耐火物からのMgピックアップがあった場合のオリビン析出曲線

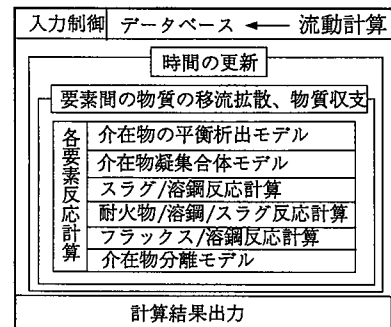


図11 脱酸プロセスシミュレータのシステム概要

一連の計算を時間を進めながら繰返すことによって、最終的な精錬容器内のあるいはタンディッシュの出口（浸漬ノズル）での介在物の組成、量、大きさ分布を予測するモデルである。本研究では、本シミュレータの機能の内、凝集・合体と浮上分離、及び非金属介在物の容器内の移流拡散の計算機能を用いて、タンディッシュ内の非金属介在物マクロ挙動シミュレーションを八幡製鐵所実機タンディッシュを対象として行い、介在物マクロ挙動を解析した。以下に、非金属介在物の浮上挙動、凝集挙動及びそれらに与える堰の影響について報告する。

4.1 計算モデル

4.1.1 要素分割

今簡単のためタンディッシュを直方体とし、その x, y, z 方向の辺をそれぞれ N_x, N_y, N_z 個に分割し、全体で $N_x \times N_y \times N_z$ 個の空間要素を考える。このとき対称性を考えて計算領域はタンディッシュの1/4の体積とした。

4.1.2 介在物の凝集・合体

タンディッシュ内の介在物の凝集・合体に関しては、谷口と菊池¹³⁾が Saffman と Turner¹⁴⁾ による式を引用してタンディッシュ乱流場における粒子の衝突頻度を以下の式で表している。

$$N = 2(2\pi)^{1/2} R^2 n_1 n_2 [1/2(1-\rho/\rho_p)^2 (\tau_1 - \tau_2)^2 g^2 + (1-\rho/\rho_p)^2 (dU/dt)^2 + 1/9R^2 (\epsilon/\nu)]^{1/2} \quad \dots\dots(3)$$

N : 粒子径 dp_1, dp_2 の粒子の衝突頻度, $R = (dp_1 + dp_2)/2$,
 $\tau = d_p \rho_p / (18\mu)$: 粒子緩和時間, n_1, n_2 : 粒子1,2の数密度,
 ρ, ρ_p : 流体, 粒子の密度, ϵ : 乱流エネルギー散逸率, ν : 動粘性係数, μ : 流体粘性係数, U : 流速, t : 時間

本モデルでは、ブラウン運動による凝集の効果も(4)式で同時に考慮した。

$$N' = \{n_1 n_2 (2kT) / (3\mu)\} (v_1^{-1/3} + v_2^{-1/3}) (v_1^{1/3} + v_2^{1/3}) \quad \dots\dots(4)$$

N' : ブラウン運動による衝突頻度, k : ボルツマン定数, v : 粒子体積, T : 絶対温度

(3), (4)式は球形の粒子が流体中で衝突する頻度を示す式である。粒子として例えばアルミナを考える場合には、固体であるために衝突を起こしても必ずしも合体するとは限らず、更に合体しても球形になる場合はほとんどなく、クラスター状に連なる場合がほとんどである。しかし、クラスター状の粒子の衝突頻度を見積ることは現時点では困難であるので、ここでは衝突して合体した粒子は体積を保存して球形になると仮定した。また合体する確率は粒径に依らず一定として合体係数 (ξ) を導入し、衝突凝集頻度 (NC) を次式で表した。

$$NC = \xi (N + N') \quad \dots\dots(5)$$

ここで、 $0 < \xi < 1$ の定数であり、実態に合うようにフィッティングにより求めた。

4.1.3 介在物の移流拡散と浮上

図12に示すような各空間要素において、それを取り囲む6個の長方形の面から所定の微小時間当たり介在物が流出する量を、次式で求めた。

$$\text{(下面)} \quad N_1 = n_1 (u_1 - u_{float}) \Delta t / h \quad \dots\dots(6.1)$$

$$\text{(上面)} \quad N_1 = n_1 (u_2 + u_{float}) \Delta t / h \quad \dots\dots(6.2)$$

$$\text{(側面1,2)} \quad N_1 = n_1 u_1 \Delta t / a, \quad N_1 = n_1 u_2 \Delta t / a \quad \dots\dots(6.3)$$

$$\text{(側面3,4)} \quad N_1 = n_1 u_3 \Delta t / b, \quad N_1 = n_1 u_4 \Delta t / b \quad \dots\dots(6.4)$$

ここで、 N_1 はそれぞれの面から流出する粒径 dp_1 の粒子の個数であり、 u_{float} は介在物の浮力によって生じる浮上速度（溶鋼との相対速度）である。この値は、粒子レイノルズ数 Re_p の値によって場合分けし、以下の式から求めた。

$$Re_p < 1 : \text{アルミナ粒子径} < 100\mu\text{m},$$

$$u_{float} = (2/9) g (dp_1/2)^2 (\rho - \rho_p) / \mu \quad \dots\dots(7.1)$$

$$Re_p > 1 : \text{アルミナ粒子径} > 100\mu\text{m},$$

$$u_{float} = [4(\rho - \rho_p)^2 g^2 / (225\mu\rho)]^{1/3} d \quad \dots\dots(7.2)$$

4.1.4 介在物の分離

介在物の分離は、介在物が溶鋼表面に達して浮上分離される場合と、側面及び底面の壁耐火物に衝突分離される場合に分けられる。今回は前者のみを考え、後者は無視した。分離速度は基本的に(6.2)式を用いたが、ロングノズル近傍で表面が乱れているために介在物が再度巻き込まれる可能性を考慮して、巻き込み係数を導入して次式で表した。

$$N_1 = n_1 u_{float} \Delta t (1 - \xi) / h \quad \dots\dots(8)$$

ここで、(6.2)式の u_2 は溶鋼表面では0であるため式中に表記しなかった。また ξ は巻き込み係数で、 $0 < \xi$ の値を持つ。 ξ はタンディッシュ表面まで到達した介在物の内、浮上分離せず溶鋼側に戻ってしまう介在物の割合として定義した。したがって浮上分離阻害係数と呼ぶべきものである。また N_1 は径 dp_1 の粒子の分離量である。

4.2 結果と考察

八幡製鐵所 No.1スラブ連続機タンディッシュにおいて本シミュレーション法により介在物の挙動解析を行い、介在物実態調査の結果と比較した。

4.2.1 介在物の浮上分離と凝集挙動

田中らは八幡製鐵所 No.1連続機タンディッシュにおいて、アルミキルド鋼のタンディッシュの入と出の介在物個数調査を基に、介在物の浮上・凝集挙動の考察を行っている¹⁵⁾。図13に、堰がある場合の本モデルによる介在物分離率の計算結果を、田中らが観察を基にして得た分離率とともに示した。図13において凝集がないとした場合、 $100\mu\text{m}$ 以上の介在物は全てタンディッシュ内で分離されているという結果となっており、田中らの結果と合わない。また $\xi = 1$ として凝集を考慮した場合、 $50\mu\text{m}$ 以下の介在物が凝集によって成長して消費され、その数が著しく減少するために見かけ上分離率が非常に大きくなっており、 ξ を 0.1, 0.3, 0.5 と変えて凝集・合体を計算した場合は、その効果が $\xi = 1$ の場合と凝集・合体を考慮しない場合の中間的なものとなっている。しかしいずれの ξ の値でも、凝集・合体を考慮するだけでは $50\mu\text{m} \sim 100\mu\text{m}$ の介在物の分離率は若干低下するだけで、田中らの結果を説明できなかった。

図14は $\xi = 0.1$ として固定し、ロングノズルから第1堰までの巻き込み係数 ξ を 0.5, 0.7, 0.9 とし、その他の領域では巻き込みはないとした場合の、分離率の計算結果を示したものである。 $\xi = 0.7$ の時

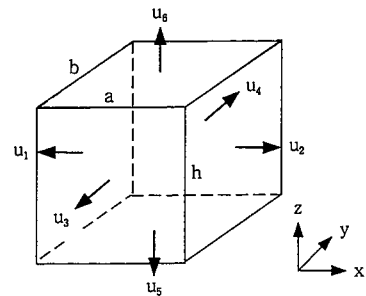


図12 各体積要素における介在物の移流拡散の計算

に、計算結果は観察結果と良く一致した。合体係数に関しては、アルミナにおいて Marechal らは0.03という値を報告しており¹⁶⁾、谷口らは0.3~0.5という値を報告している¹⁷⁾が、今回田中らの介在物個数調査の結果を再現するために用いた0.1という値は、これらの報告値中間の値となった。また巻き込み係数の0.7という値は、かなりの介在物が外部から混入してきたか（おそらく巻き込まれたタンディッシュスラグによる溶鋼酸化が原因）、溶鋼/スラグ界面に介在物浮上分離の阻害効果があり、その影響が非常に顕著であったことを示す。この点に関する因子解析については現在研究を進めているところである。

図15は凝集の機構として考慮した四つの機構において、タンディッシュ内でどの効果が大きいかを検討するために、それぞれの凝集速度のみを考慮し、他を無視した場合の分離挙動を計算した結果を示している。この計算では $\xi=1$ としている。図から分かるように、浮上速度差による効果がこの場合支配的であり、これによる分離挙動を示す曲線は、全ての機構を考慮した場合のものとはほぼ一致している。

谷口らは、タンディッシュにおいて乱流せん断力による凝集が支配的であると報告しているが¹³⁾、これは、Szekely らの流動解析の結果¹⁸⁾を基にしており、 $\varepsilon=10^{-1}$ と評価したことに起因している。しかし、実際のタンディッシュの中では、図16に示すように ε の値はロングノズルの近傍だけで大きく、その他の領域ではきわめて小さい値になっており、その効果はロングノズルの近傍だけで効いており、他の流れが穏やかな大部分の領域では、浮上速度差による凝集に比

べて無視できるという結果となったと考えられる。

4.2.2 堰の効果

図17に、仮に堰を取り除いた場合の介在物分離率の計算結果を、堰があった場合の結果とともに示した。この時 $\xi=0.1$ 、 $\zeta=0$ として計算を行った。堰がない場合は堰がある場合と比較して、特に $50\mu\text{m}$ ~ $150\mu\text{m}$ の大きさの介在物浮上率が相当量小さくなってしまいう結果となっている。

図18(a), (b)にそれぞれ堰がある場合とない場合の、図19に示したタンディッシュ内各モニター点における介在物の粒度分布の計算結果を示した。堰がある場合には、介在物量はロングノズルから浸漬ノズルの方向に向かってほぼ単純に減少しているのに対して、堰がない場合には、出口の介在物量（7の位置）が5, 6の位置での量よりも大きくなっている。これは出口の位置が、上述した溶鋼のタンディッシュ内の優先パスの終点になっているためと考え、矛盾なく説明できる。このことを確認するために、次の計算を行った。定常状態にあるタンディッシュに20秒間定常時の100倍の介在物をロングノズルより導入し(時間0)、その後出口から流出する介在物量の変化を計算により求めた。

図20にその結果を示した。堰がある場合は4分程度から流出介在

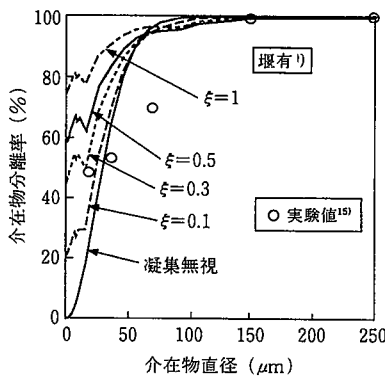


図13 介在物の分離率の計算結果と実態調査結果の対応 ($\xi=0, 0.1, 0.3, 0.5, 1, \zeta=0$)

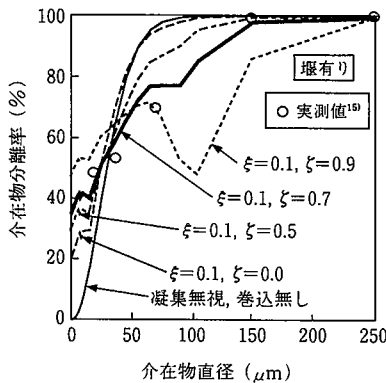


図14 介在物の分離率の計算結果と実態調査結果の対応 ($\xi=0.1, \zeta=0.3, 0.5, 0.7, 0.9$)

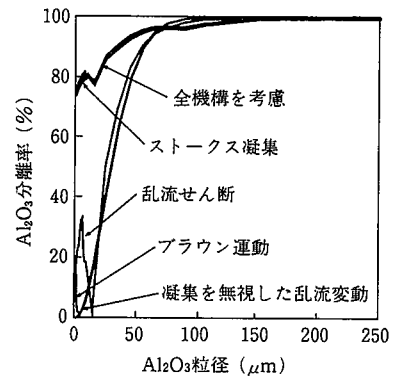


図15 非金属介在物分離率に対する各種凝集機構の寄与

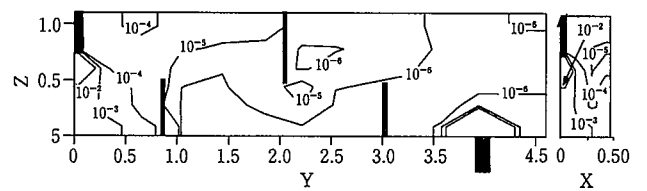


図16 タンディッシュ内の ε の分布

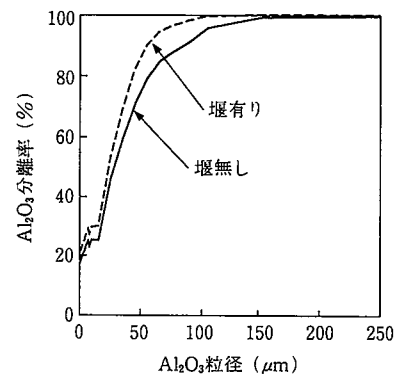


図17 非金属介在物の分離率に与える堰の有無の影響

物が増え始めて、約12分後に最大となる。本タンディッシュは容量が60tであり、溶鋼の流入流出速度が5(t/min)であるので、溶鋼の平均滞留時間は12分となる。図の計算結果は、堰がある場合はタンディッシュ内の溶鋼のマクロナ流れが比較的均一であり、介在物もその流れに追従して移流していることを示している。

一方堰がない場合は、約2分後から出口の介在物量が增加を始め、約4分後に最大となっており、溶鋼の平均滞留時間あるいは堰がある場合の介在物の出口への到達時間の1/3の時間で、出口から流出している結果となった。これは、堰がない場合は溶鋼の流れが不均一であり、主流の流れの道筋に乗って介在物が短時間で出口に到達してしまうことを意味している。このことは、図21に示したタンディッシュ内の溶鋼の流動計算結果から求めた流線からも支持される。

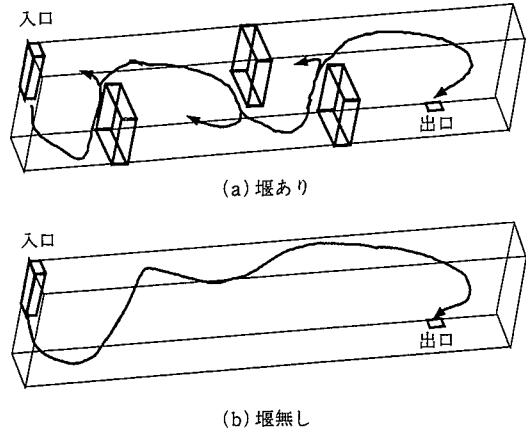


図21 堰がある場合とない場合のタンディッシュ内の溶鋼流路

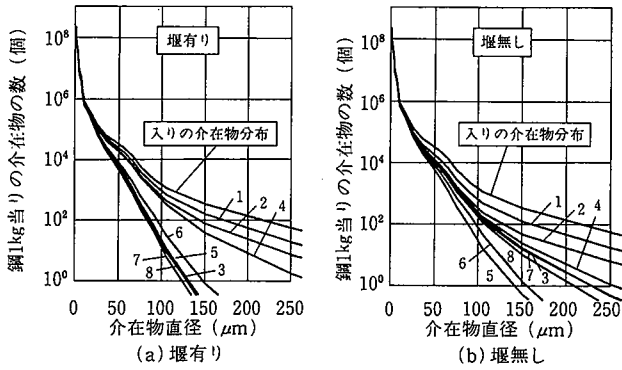


図18 堰がある場合とない場合でのタンディッシュ内での介在物粒度分布

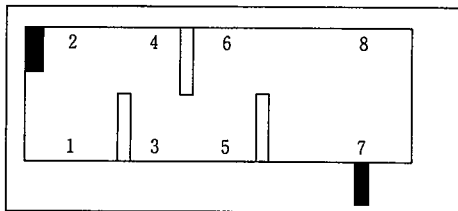


図19 図18におけるモニターポイントのタンディッシュ内での位置

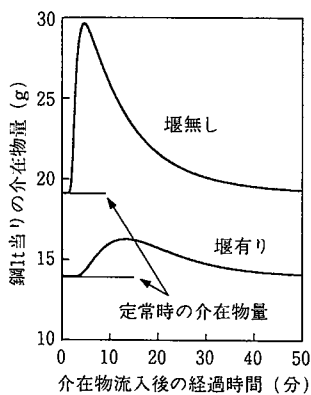


図20 時間0において多量の非金属介在物をタンディッシュ入口より導入した場合の出口での非金属介在物の量の変化

5. 結 言

非金属介在物の形態制御は、多元系に制御しなければならない鋼種では、その複雑さのために実験手法だけで最適値を見いだすことは極めて困難である。本研究では、この分野で計算熱力学手法が極めて有効に適用できることを示した。また脱酸プロセスシミュレータの開発を進めることにより、製鋼プロセスにおける非金属介在物の量や粒度分布についても正確な把握ができ、緻密なコントロールが可能となることが期待できる。

実験データを最大限有効に利用し、実験回数を著しく減少させることができる点において、介在物制御の分野においても計算熱力学研究の重要性は今後とも確実に大きくなっていくと考えている。

参 照 文 献

- 1) Gaye, H. et al. : Proc. of 4th Int. Conf. on Molten Slags and Fluxes. Sendai, ISIJ, 1992, 103p
- 2) 山田 亘 ほか：新日鉄技報. (342), 38(1991)
- 3) Yamada, W. et al. : Proc. of the 6th International Iron and Steel Congress. Nagoya, ISIJ, Vol I 1990, 618p
- 4) Yamada, W. et al. : Proc. of International Conference on Computer-assisted Materials Design and Process Simulation. Tokyo, ISIJ, 1993, 123p
- 5) Sundman, B. : CALPHAD. 9, 153 (1985)
- 6) Hillert, M. et al. : CALPHAD. 14, 111 (1990)
- 7) Scheil, E. : Z. Metallkd. 34, 70 (1942)
- 8) Clyne, T. et al. : Met. Trans. 12A, 865 (1981)
- 9) Esaka, T. et al. : 材料とプロセス, 1, 268 (1988)
- 10) Hillert, M. et al. : Acta Chem. Scand. 24, 3611 (1970)
- 11) Pelton, A.D. et al. : Metall. Trans. 17A, 1211 (1986)
- 12) 河内雄二 ほか：私信
- 13) 谷口尚司, 菊池淳：鉄と鋼. 73, A211 (1987)
- 14) Saffman P.G., Turner J.S.: J. Fluid Mech. 1, 16 (1956)
- 15) Tanaka H. et al. : Trans. ISIJ. 33, 1238 (1993)
- 16) Marechal L. et al. : Light Metals 1993. The Minerals, Metals & Materials Society, 1992, 907p
- 17) 谷口尚司：私信
- 18) Szekely J. et al. : ibid. 761p